

試験体寸法の相違する再生細骨材を使用した 高靱性セメント複合材料の圧縮破壊領域長さに関する基礎的研究

大瀧 諄^{*1} 渡部 憲^{*2} 飯島 友貴^{*1}

Fundamental Study on Compressive Fracture Zone Length of Ductile-Fiber-Reinforced Cementitious Composite Using Recycled Fine Aggregate with Different Specimen Size

by

Jun OTAKI^{*1}, Ken WATANABE^{*2} and Tomoki IIJIMA^{*1}

(Received on Sep. 29, 2018 and accepted on Nov. 08, 2018)

Abstract

It is known that fracture of concrete under compressive stress proceeds in a specific zone where fracture is concentrated, while unloading occurs in other zones. This phenomenon has been studied by many researchers because it affects the fracturing behavior of an entire reinforced concrete (RC) structure. Research on recycled aggregate is being actively carried out in the concrete industry. To promote the recycling of concrete more extensively, it is necessary to develop new technologies for effectively using recycled aggregate. As an example, research on ductile-fiber-reinforced cementitious composite (DFRCC) using recycled fine aggregate has been reported. DFRCC exhibits much higher performance than conventional fiber-reinforced concrete. DFRCC, which consists of cement-based material reinforced by fiber, is characterized by the development of multiple cracks under bending stress. It exhibits significantly improved toughness when subjected to bending, tension or compressive fracture. When applying DFRCC to a RC structure, it is useful to investigate beforehand its fracturing behavior under compressive stress. In the present study, we carried out uniaxial compressive tests on DFRCC using recycled fine aggregate (R-DFRM) to investigate the compressive fracture zone length. This paper presents the equations to estimate the compressive fracture zone length from the diameter of the specimen and the compressive strength for R-DFRM.

Keywords: DFRCC, Recycled fine aggregate, Compression test, Compressive fracture zone length, Specimen size

1. はじめに

圧縮応力下にあるコンクリートの破壊は、特定の領域に集中し、その他の領域では除荷現象が起こることが知られている。このような現象が、鉄筋コンクリート(以下、RCと略記)構造物全体の破壊挙動にも影響を及ぼすため、これまでも数多くの研究が実施されている。例えば、中村ら^{1,2)}やTorsakら³⁾の研究では、異形加工したアクリル製角棒の各分割区間にひずみゲージを貼り付けたもの(以下、アクリルバーと略記)を試験体内部に埋設し、圧縮応力下にあるコンクリート試験体内部の局所的なひずみを測定することにより、圧縮破壊領域長さ(以下、 L_p と略記)の評価を試みている(以下、アクリルバー法と略記)。また、伊藤ら⁴⁾は、短繊維補強コンクリートの L_p の評価を試みている。

ところで、現在、生産活動を実施するにあたり地球環境問題に対する取り組みは重要な課題であり、コンクリ

ートの分野においても、解体コンクリート塊から取り出した再生骨材を使用して再びコンクリートを製造する、再生骨材コンクリートの研究が活発に実施されている。今後、コンクリートのリサイクルを更に積極的に推し進めるためにも、再生骨材の新たな有効利用技術を開発しておく必要がある。このような背景から、筆者らは、高靱性セメント複合材料⁵⁾(以下、DFRCCと略記)への再生細骨材の適用性を検討してきた⁶⁾。DFRCCとは、セメント系材料を繊維で補強した複合材料であり、曲げ応力下において複数ひび割れ特性を示し、曲げ、引張、圧縮破壊時の靱性が大幅に向上した材料である⁵⁾。

このような材料をRC構造物に適用しようとする場合、圧縮応力下にあるDFRCCについても、前述のような現象を解明しておくことは有用である。既報^{7,8)}では、アクリルバー法を用いて、試験体直径(以下、 ϕ と略記)を100mm、試験体高さ(以下、 h と略記)を200および400mmとした、水セメント比(以下、 W/C と略記)の異なる天然および再生細骨材を使用したモルタルベースの

*1 工学研究科建築土木工学専攻修士課程

*2 工学部建築学科教授

Table 1 Outline of specimen.

Specimen	Water-cement ratio (W/C) (%)	Sand-cement ratio (S/C) (wt.%)	Fiber volume fraction (V_f) (vol.%)	Diameter of specimen (mm)	Height-diameter ratio of specimen (h/ϕ)	Length of acryl bar (mm)	Number of divisions of acryl bar
R-DFRM40	40	40	3.0	50	3	130	4
				100		280	8
				150		430	10
R-DFRM50	50	65	3.0	50	2	80	4
					3	130	4
					4	180	6
				100	2	180	6
					3	280	8
					4	380	10
				150	2	280	8
					3	430	10
					4	580	12
R-DFRM60	60	90	3.0	50	3	130	4
				100		280	8
				150		430	10

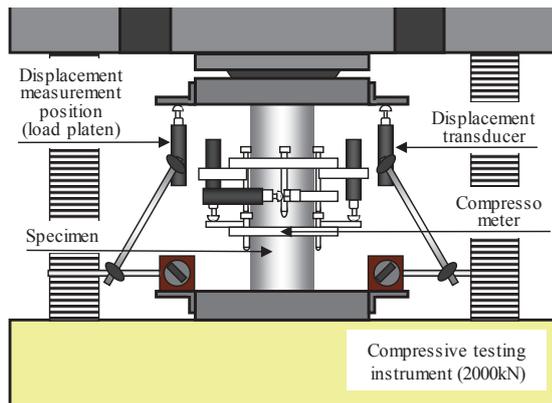


Fig. 1 Compressive loading system.

DFRCC(以下, DFRM と略記)の L_p について検討を行っている. Torsak ら³⁾によれば, コンクリートの L_p は ϕ に依存するとされており, 再生細骨材を使用した DFRM(以下, R-DFRM と略記)において, ϕ の相違が L_p に及ぼす影響を検討しておくことは重要である.

そこで本研究では, アクリルバー法を用いて, 試験体寸法(ϕ および h)およびW/Cの相違するR-DFRM試験体の一軸圧縮試験を行い, 試験体寸法およびW/Cの相違が L_p に及ぼす影響について検討を行った. 具体的には, まず, 既報⁷⁾に示されたDFRMの L_p を評価する手法により, 試験体寸法(ϕ および h)の相違するR-DFRMの L_p を明らかにする. 次に, $\phi=50, 100$ および 150 mmにおいて, R-DFRMの L_p-F_c 関係を近似式とともに示す. 最後に, 各 ϕ におけるR-DFRMの L_p-F_c 関係の近似式から, ϕ の相違するR-DFRM試験体の L_p の定式化を試みた.

2. 実験方法

2.1 実験概要

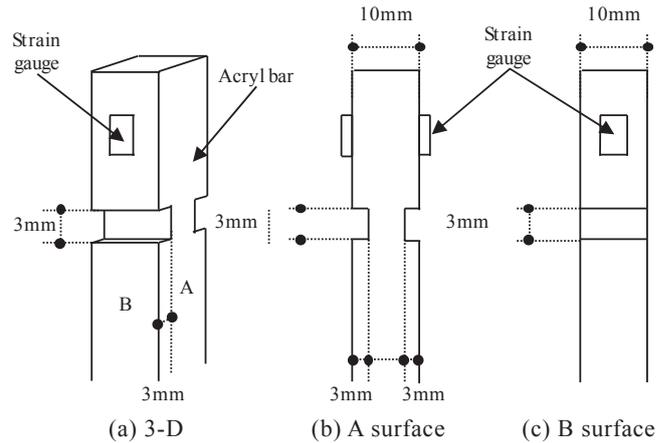
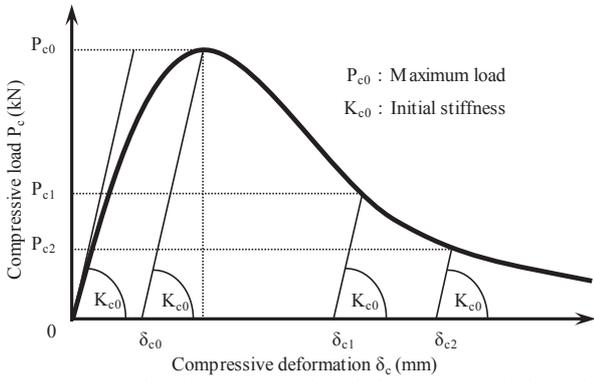


Fig. 2 Shape of acryl bar.

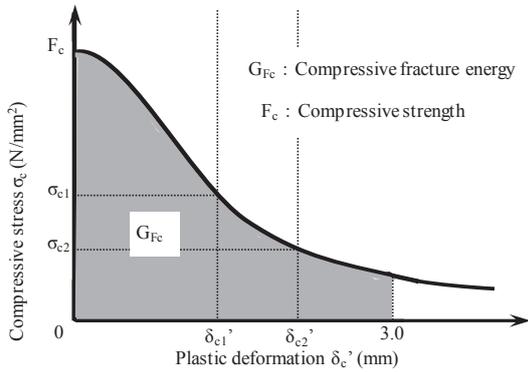
本研究では, Table 1 に示す R-DFRM の一軸圧縮試験を行った. 骨材は, 再生細骨材(表乾密度:2.59 g/cm³, 吸水率:2.66%, 最大寸法:2.5 mm)を使用した. セメントは, 普通ポルトランドセメント(密度:3.16 g/cm³)を使用した. 繊維は PVA 繊維(径:0.2 mm, 長さ:18 mm, 弾性係数:27 kN/mm², 引張強度:975 N/mm²)を使用し, 繊維体積混入率(V_f)を 3.0%とした. W/C は, 40, 50 および 60%とした. 試験体寸法は, ϕ を 50, 100 および 150 mm とし, 試験体高さ直径比(以下, h/ϕ と略記)を 2, 3 および 4 とした. 試験体本数は, 各要因において, アクリルバーを埋設した試験体(以下, アクリルバー有り試験体と略記)を 1 体, アクリルバーを埋設していない試験体(以下, アクリルバー無し試験体と略記)を 6 体とした. 載荷は, 2000 kN 耐圧試験機を使用し, 一軸圧縮試験時の載荷盤の拘束による影響(例えば, 9)を軽減するため, 2 枚のテフロンシート(厚さ:0.1 mm)の間にシリコンオイルを塗布したものを鋼製載荷盤と試験体上下間に挿入して行った. 一軸圧縮試験の概要を Fig. 1 に示す. 計測項目は, 荷重, 試験体中央部の縦・横ひずみ, 載荷盤間変位およびアクリルバーによる h 方向各部位の内部ひずみ(ϵ_{ii})とした. 各計測データは, データロガーを使用して取り込んだ. アクリルバーは, Table 1 に示す長さおよび分割数とし, Fig. 2 に示す溝を設けることにより, h 方向に分割した. そして, アクリルバーの各分割区間にひずみゲージを貼り付け, 防水処理後, 上下端面から 10 mm の隙間を設け, 試験体中央部にアクリルバーを設置し, ϵ_{ii} を測定できるようにした. 試験体は打込み後 2 日で脱型し, 試験時(材齢 28 日)まで標準養生した.

2.2 圧縮破壊エネルギーの評価方法

圧縮破壊エネルギー(以下, G_{Fc} と略記)については, 文献¹⁰⁾に示す手法により評価した. Fig. 3 に G_{Fc} の評価方法を示す. まず, 実験により得られた圧縮荷重(P_c)ー載荷盤間変位(δ_c)関係(Fig. 3(a))を σ_c ー塑性変形(δ_c')関係(Fig. 3(b))に変換する. このとき, P_c ー δ_c 関係の最大荷重(P_{c0})時から初期剛性(K_{c0})を基に荷重 0 kN までおろした



(a) Compressive load - compressive deformation relationship.



(b) Compressive stress - plastic deformation relationship

Fig. 3 Estimation procedure of compressive fracture energy.

点 δ_{c0} を求め、その点を $\delta_c' = 0$ mm とする。 σ_c は F_c となり、 $\sigma_c - \delta_c'$ 関係の第 1 点が定まる。以降、圧縮荷重 P_{c1} 時では、 K_{c0} を基に荷重 0 kN までおろした点 δ_{c1} を求め、 $\delta_{c1}' = \delta_{c1} - \delta_{c0}$ 、 $\sigma_{c1} = P_{c1} / \text{試験体断面積}$ となり、結果として $\sigma_c - \delta_c'$ 関が得られる。次に、 $\sigma_c - \delta_c'$ 関係から δ_c' が 3.0 mm までの面積 (Fig. 3(b) の網掛け部分) を求める。この面積が G_{F_c} である。

2.3 圧縮破壊領域長さの評価方法

本研究では、中村らの手法²⁾をベースとした手法⁷⁾により、以下の手順で R-DFRM の L_p を評価した。

- 1) 実験より得られた各部位の圧縮応力 (σ_c) - ε_{li} 関係を、局所化領域と除荷領域の $\sigma_c - \varepsilon_{li}$ 関係に区別する。 F_c 以降、ひずみが増加する場合は局所化領域 (Fig. 4 中の (A))、ひずみが減少する場合は除荷領域 (Fig. 4 中の (D)) の $\sigma_c - \varepsilon_{li}$ 関係である。なお筆者らは、Fig. 4 中の (B) および (C) のような場合、 F_c 以降、 F_c の 30% 時の ε_{li} が、 F_c 時の ε_{li} より大きいもの (Fig. 4 中の (B)) を局所化領域、小さいもの (Fig. 4 中の (C)) を除荷領域の $\sigma_c - \varepsilon_{li}$ 関係とした。
- 2) 局所化領域と除荷領域に区別された $\sigma_c - \varepsilon_{li}$ 関係を、それぞれ平均し、文献²⁾に示されている式 (1) および (2) を用いて、 L_p を算出した。

$$\varepsilon_{av} = f \cdot \varepsilon + (1 - f) \varepsilon_u \quad (1)$$

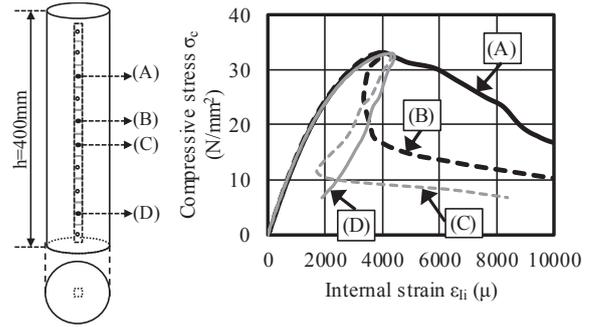
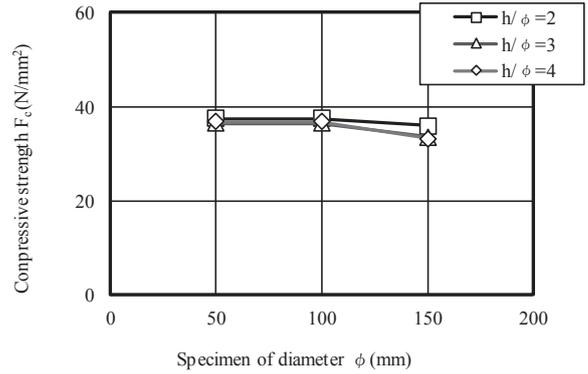
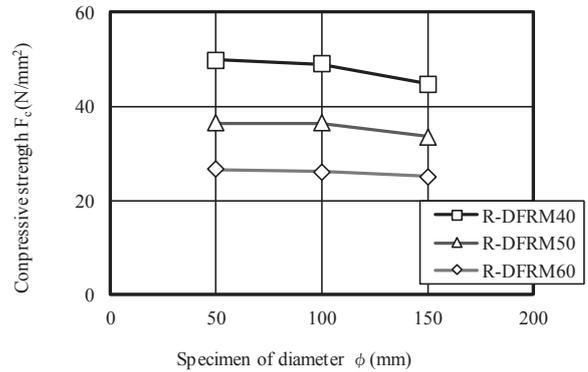


Fig. 4 Compressive stress - internal strain relationship.



(a) $W/C=50\%$



(b) $h/\phi=3$

Fig. 5 Compressive strength - specimen of diameter relationship.

$$L_p = h \cdot f \quad (2)$$

ここに、 ε_{av} : 平均ひずみ (試験体全長の平均縦ひずみ)、 ε : 局所化領域のひずみ、 ε_u : 除荷領域のひずみ、 f : 局所化領域の試験体全体に対する容積比 (断面一定の場合、 L_p/h) であり、一定の値に収束するとされている。

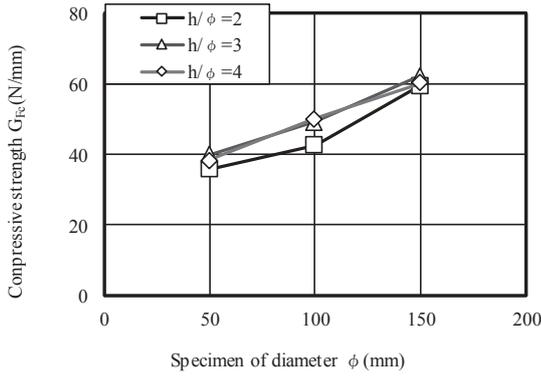
3. 結果と考察

3.1 各種材料特性

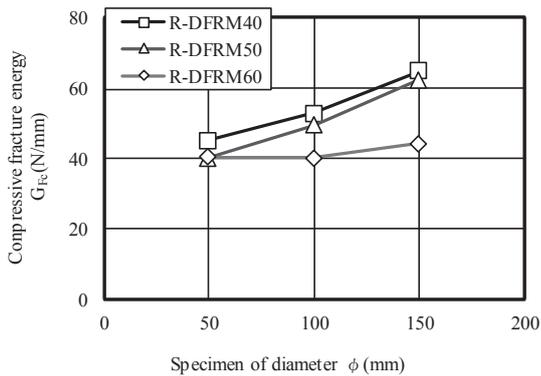
(1) 圧縮強度

Fig. 5 に、R-DFRM 試験体 (アクリルバー無し試験体) より得られた $F_c - \phi$ 関係を示す。

まず、Fig. 5(a) によれば、 $W/C=50\%$ における R-DFRM

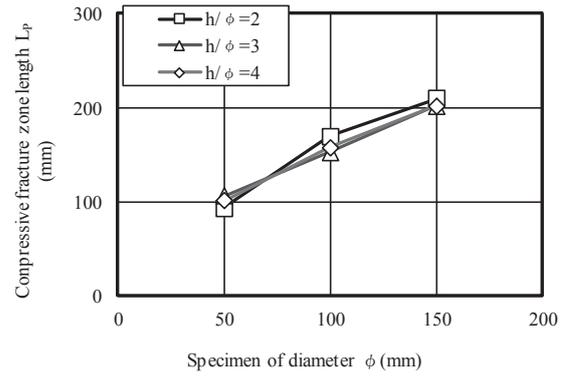


(a) W/C=50%

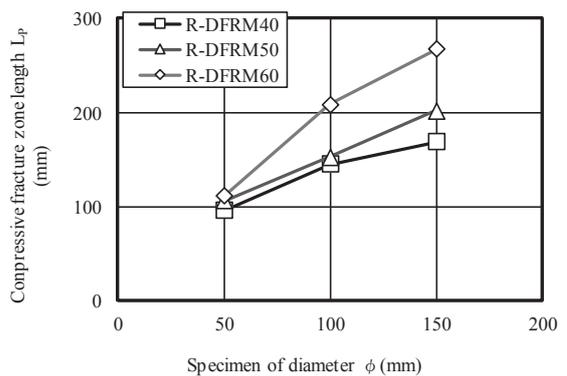


(b) $h/\phi=3$

Fig. 6 Compressive fracture energy – specimen of diameter relationship.



(a) W/C=50%



(b) $h/\phi=3$

Fig. 7 Compressive fracture zone length – specimen of diameter relationship.

の F_c は、 $\phi=50\sim 100$ mm の範囲では不明瞭であるものの、 ϕ が 50 mm から 150 mm になると、 h/ϕ の相違に係わらず、低下していることがわかる。 $\phi=150$ mm における R-DFRM の F_c は、 $\phi=50$ mm の場合と比較して、 $h/\phi=2$ で 4.22 %、 $h/\phi=3$ で 8.07 %、 $h/\phi=4$ で 9.52 % 低下している。

次に、Fig. 5(b)によれば、 $h/\phi=3$ における R-DFRM の F_c は、 $\phi=50\sim 100$ mm の範囲では不明瞭であるものの、 ϕ が 50 mm から 150 mm になると、W/C の相違に係わらず、低下していることがわかる。 $\phi=150$ mm における R-DFRM の F_c は、 $\phi=50$ mm の場合と比較して、W/C=40 % で 10.1 %、W/C=50 % で 8.07 %、W/C=60 % で 5.94 % 低下している。

即ち、コンクリート同様¹¹⁾、R-DFRM においても、 h/ϕ および W/C の相違に係わらず、 ϕ の増加に伴い F_c が低下する傾向(寸法効果)を確認できた。

(2) 圧縮破壊エネルギー

Fig. 6 に、R-DFRM 試験体(アクリルバー無し試験体)より得られた G_{Fc} – ϕ 関係を示す。

まず、Fig. 6(a)によれば、W/C=50 % における R-DFRM の G_{Fc} は、 $h/\phi=2$ の場合、他の h/ϕ と比較して、若干、低くなっているが、同一 ϕ であれば、概ね同程度の値となっており、 h/ϕ の相違に係わらず、 ϕ の増加に伴い増大している。 $\phi=150$ mm における R-DFRM の G_{Fc} は、 $\phi=50$ mm の場合と比較して、 $h/\phi=2$ で 66.0 %、 $h/\phi=3$ で

55.7 %、 $h/\phi=4$ で 56.5 % 増大している。

次に、Fig. 6(b)によれば、 $h/\phi=3$ における R-DFRM の G_{Fc} は、W/C の相違に係わらず、 ϕ の増加に伴い増大している。 $\phi=150$ mm における R-DFRM の G_{Fc} は、 $\phi=50$ mm の場合と比較して、W/C=40 % で 43.2 %、W/C=50 % で 55.7 %、W/C=60 % で 9.46 % 増大している。また、 ϕ の増加に伴う G_{Fc} の増加割合は、W/C の相違により異なっている。

(3) 圧縮破壊領域長さ

Fig. 7 に、R-DFRM 試験体(アクリルバー有り試験体)より得られた L_p – ϕ 関係を示す。

まず、Fig. 7(a)によれば、W/C=50 % における R-DFRM の L_p は、 h/ϕ の相違に係わらず、 ϕ の増加に伴い増大している。また、R-DFRM の L_p は、 h/ϕ の相違に係わらず、同一 ϕ において、概ね、一定値($\phi=50$ mm において 93 ~ 106 mm、 $\phi=100$ mm において 152 ~ 169 mm、 $\phi=150$ mm において 201 ~ 210 mm)となっている。このことから、 ϕ の増加に伴う L_p の増大が、前掲、Fig. 6(a)の傾向(G_{Fc} が、 ϕ の増加に伴い増大する傾向)に影響を及ぼしていると考えられる。

次に、Fig. 7(b)によれば、 $h/\phi=3$ における R-DFRM の L_p は、W/C の相違に係わらず、 ϕ の増加に伴い増大している。 $\phi=150$ mm における R-DFRM の L_p は、 $\phi=50$ mm の場合と比較して、W/C=40 % で 78.9 %、W/C=50 % で 90.5 %、W/C=60 % で 140 % 増大している。また、 ϕ の増加に伴う L_p の増加割合は、W/C の相違により異なっ

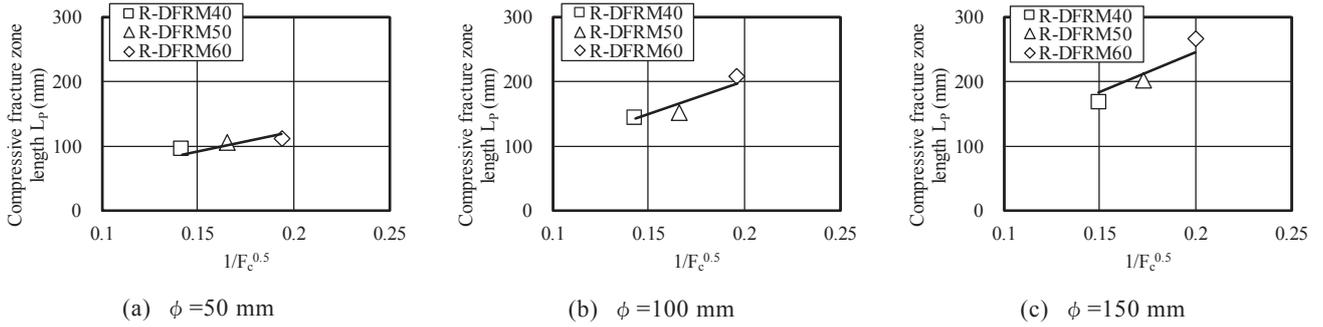


Fig. 8 Compressive fracture zone length – $1/F_c^{0.5}$ relationship ($h/\phi=3$).

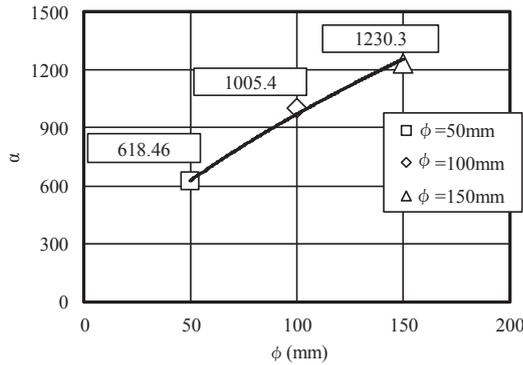


Fig. 9 α – specimen of diameter relationship ($h/\phi=3$).

いる。これらのことと、前掲、Fig. 6(b)の傾向(ϕ の増加に伴う G_{F_c} の増加割合が、W/Cの相違により異なること)から、 ϕ の相違による L_p の変動が、R-DFRMの G_{F_c} に及ぼす影響は、 F_c レベルにより相違するものと考えられる。

以上、R-DFRMの L_p は、 h/ϕ および W/Cの相違に係わらず、Torsakら³⁾の指摘するコンクリートの L_p と同様に ϕ に依存していることがわかった。

3.2 圧縮破壊領域長さの定式化

ϕ および F_c の相違する R-DFRMの L_p に関して、中村らの文献¹⁾で提案されている式(3)をベースとし、定式化を試みた。

$$L_p = \frac{1300}{\sqrt{F_c}} \quad (3)$$

Fig. 8に、 $h/\phi=3$ における R-DFRM試験体より得られた $L_p-1/F_c^{0.5}$ 関係を直線近似結果とともに、 ϕ 別に示す。

まず、Fig. 8(a)によれば、 $\phi=50$ mmにおける R-DFRMの L_p は、 $1/F_c^{0.5}$ の増加に伴い増大する傾向にあり、 $L_p-1/F_c^{0.5}$ 関係について、直線近似すると、式(4)が得られる。

$$L_p = \frac{618.46}{\sqrt{F_c}} \quad , \quad \phi = 50 \text{ mm} \quad (4)$$

次に、Fig. 8(b)によれば、 $\phi=100$ mmにおける R-DFRMの L_p は、 $1/F_c^{0.5}$ の増加に伴い増大する傾向にあり、 $L_p-1/F_c^{0.5}$ 関係について、直線近似すると、式(5)が得られる。

$$L_p = \frac{1005.4}{\sqrt{F_c}} \quad , \quad \phi = 100 \text{ mm} \quad (5)$$

さらに、Fig. 8(c)によれば、 $\phi=150$ mmにおける

Table 2 Approximation error.

Specimen	Water-cement ratio (W/C) (%)	Diameter of specimen (mm)	Approximation error			
			Formula(4) (%)	Formula(5) (%)	Formula(6) (%)	Formula(8) (%)
R-DFRM40	40	50	-8.65			-7.51
		100	-0.765			-4.08
		150	8.97			11.3
R-DFRM50	50	50		-3.13		-1.92
		100		9.61		5.94
		150		5.49		7.75
R-DFRM60	60	50			8.01	9.36
		100			8.01	-8.69
		150			-7.83	-5.85

R-DFRMの L_p は、 $1/F_c^{0.5}$ の増加に伴い増大する傾向にあり、 $L_p-1/F_c^{0.5}$ 関係について、直線近似すると、式(6)が得られる。

次に、Fig. 9に、 $h/\phi=3$ における R-DFRM試験体より

$$L_p = \frac{1230.3}{\sqrt{F_c}} \quad , \quad \phi = 150 \text{ mm} \quad (6)$$

得られた $\alpha-\phi$ 関係を累乗近似結果とともに示す。なお、 α は式(4)~(6)における分子の値である。R-DFRMの α は、 ϕ の増加に伴い増大する傾向にあり、 $\alpha-\phi$ 関係について、累乗近似すると、式(7)が得られる。

$$\alpha = 52.407 \cdot \phi^{0.6341} \quad (7)$$

補足として、 $\alpha-\phi$ 関係の近似に際し、直線および累乗近似の近似精度について検討を行った。その結果、累乗近似の近似精度は、直線近似の場合と比較して高いことを確認した。そのため、 $\alpha-\phi$ 関係の近似には、累乗近似を用いた。

以上より、 ϕ および F_c の相違が R-DFRMの L_p に及ぼす影響を整理すると、式(8)が得られる。

$$L_p = \frac{52.407 \cdot \phi^{0.6341}}{\sqrt{F_c}} \quad , \quad 50 \leq \phi \leq 150 \text{ (mm)} \quad (8)$$

Table 2に、R-DFRM試験体より得られた L_p と式(4)~(6)および(8)より得られた L_p の近似誤差を示す。また、Fig. 10および11に、 $h/\phi=3$ における R-DFRM試験体より得られた L_p-F_c 関係を示す。なお、Fig. 10および11中の曲線は、式(4)~(6)および(8)より得られた L_p-F_c 関係である。Table 2によれば、R-DFRMの L_p と式(4)~(6)

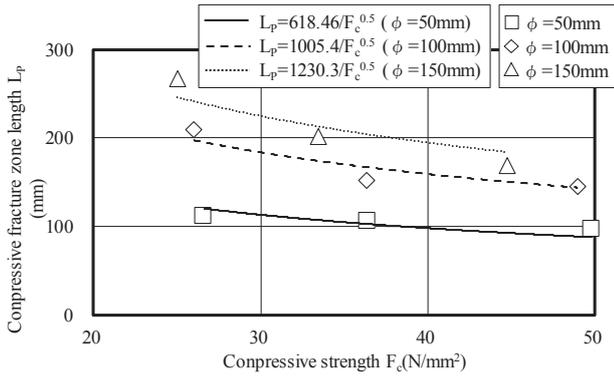


Fig. 10 Compressive fracture zone length – compressive strength relationship ($h/\phi = 3$).

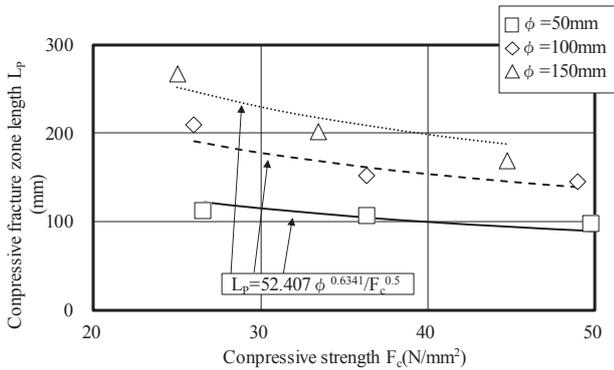


Fig. 11 Compressive fracture zone length – compressive strength relationship ($h/\phi = 3$).

および(8)より得られた L_p の近似誤差は、式(4)~(6)で $-8.65\sim+9.61\%$ 、式(8)で $-8.69\sim+11.3\%$ となっている。式(4)~(6)における L_p の近似誤差と、式(8)における L_p の近似誤差は、概ね、同程度となっており、R-DFRM の L_p は、 ϕ および F_c の相違に係わらず、式(8)により、概ね近似可能である。

即ち、式(8)を用いることにより、 $\phi = 50\sim 150$ mm の範囲において、R-DFRM 試験体の ϕ および F_c から、 L_p が推定できる。

4. まとめ

本研究で得られた知見を、以下にまとめる。

- 1) コンクリート同様、再生細骨材を使用した高靱性セメント複合材料においても、試験体高さ直径比および水セメント比の相違に係わらず、試験体直径の増加に伴い圧縮強度が低下する傾向を確認できた。
- 2) 再生細骨材を使用した高靱性セメント複合材料の圧縮破壊エネルギーは、試験体高さ直径比および水セメント比の相違に係わらず、試験体直径の増加に伴い増大する。
- 3) 再生細骨材を使用した高靱性セメント複合材料の圧縮破壊領域長さは、試験体高さ直径比および水セメント比の相違に係わらず、試験体直径に依存していることがわかった。
- 4) 本研究で示した推定式を用いることにより、試験体

直径 $50\sim 150$ mm の範囲において、再生細骨材を使用した高靱性セメント複合材料の試験体直径および圧縮強度から、圧縮破壊領域長さが推定できる。

謝辞

実験およびデータ整理に際してご助力を得た、現東海大学学生の新井亮太君、須賀丈太郎君、古屋浩太郎君、元東海大学学生の新田脩平君および新垣竜太君に謝意を表します。なお、本研究の一部は JSPS 科研費(課題番号: 18K04442, 代表者: 渡部憲)の助成を受けて行われたものである。

参考文献

- 1) Nakamura, H., Higai, T.: Compressive Fracture Energy and Fracture Zone Length of Concrete, Seminar on Post-Peak Behavior of RC Structures Subjected to Seismic Loads, JCI-C51E, Vol.2, pp.259-272 (1999.10).
- 2) 平井圭, 中村光, 檜貝勇: コンクリートの圧縮破壊領域の推定に関する実験的研究, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.17, No.2, pp.339-344 (1995).
- 3) Lertsrisakulrat, T., Watanabe, K., Matsuo, M., Niwa, J.: Experimental Study on Parameters in Localization of Concrete Subjected to Compression, JSCE, No.669/V-50, pp.309-321 (2001.2).
- 4) 伊藤始, 岩波光保, 横田弘, 岸添拓, 石川靖晃, 久保全弘: 短繊維補強コンクリートの圧縮破壊性状に関する実験的研究, 土木学会論文集 E, Vol.62, No.2, pp.341-355 (2006.5).
- 5) 高靱性セメント複合材料の性能評価と構造利用研究委員会: 高靱性セメント複合材料を知る・作る・使う, 高靱性セメント複合材料の性能評価と構造利用研究委員会報告書, 日本コンクリート工学協会, pp.128 (2002.1).
- 6) 渡部憲, 大岡督尚, 白都滋: 再生細骨材を用いた繊維補強セメント複合材料の材料特性, コンクリート工学テクニカルレポート, Vol.44, No.3, pp.11-18 (2006.3).
- 7) 松木雄一郎, 渡部憲, 高橋龍市, 田口皓也: 高靱性セメント複合材料の圧縮破壊領域長さ, コンクリート工学年次論文集, Vol.35, No.1, pp.349-354 (2013).
- 8) 高橋龍市, 渡部憲: 再生細骨材を使用した高靱性セメント複合材料の圧縮破壊領域長さ, コンクリート工学年次論文集, Vol.37, No.1, pp.337-342 (2015).
- 9) RILEM TC 148-SSC: Report of the Round Robin Test carried out by RILEM TC 148-SSC, Materials and Structures/ Materiaux et Constructions, Vol.30, pp.195-209 (1997.5).
- 10) 渡部憲, 大岡督尚, 白井伸明, 森泉和人: 各種コンクリートの圧縮軟化挙動, コンクリート工学年次論文集, Vol.22, No.2, pp.493-498 (2000).
- 11) 塩屋俊幸, 長谷川俊昭: コンクリート構造物の寸法効果, コンクリート工学, Vol.30, No.8 (1992.8).